ارزیابی و مقایسه فشار ترکیدن لولههای خورده شده برمبنای مدل اجزای محدود برای فولادهای با مقاومت متوسط و بالا

محمّدعلی شهرکی نادر ۱، بهروز کشته گر*۲، محمودرضا حسینی طباطبایی ۳

^۱ دانشجوی کارشناس ارشد سازه، گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی، دانشگاه زابل ^۲ دانشیار گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی، دانشگاه زابل ^۳ استادیار گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی، دانشگاه زابل

دریافت: ۱۳۹۸/۱۰/۳، بازنگری: ۱۴۰۰/۲/۱۳، پذیرش: ۱۴۰۰/۲/۱۸، نشر آنلاین: ۱۴۰۰/۲/۱۸

چکیدہ

لولههای فولادی بهعنوان یکی از پرکاربردترین سازهها جهت انتقال نفت و گاز بهشمار می وند. عمدتاً کاهش مقاومت به واسطه خوردگی، بسته به محل عبور آنها و نیز شرایط محیطی موجب کاهش عملکرد صحیح آنها در طول دوره بهرهبرداری می گردد. در این مقاله، فشار ترکیدن لولههای خورده شده با استفاده از روش اجزای محدود غیرخطی بر مبنای مدل مصالح Ramberg-Osgood در سه سطح کرنش تسلیم ۱، ۵/۰ و ۲/۰ درصد ارزیابی شده است. صحت مدل سازی اجزای محدود برای ۴۰ داده واقعی آزمایشگاهی از انواع لوله با فولادهای با گرید متوسط و بالا مانند X60، و ۲/۰ درصد ارزیابی شده روابط تجربی و آیین امهای قیاس گردیده است. فشار ترکیدن مطابق با تحلیل اجزای محدود از تلاقی حداکثر تنش حاصله از سه نقطه داخل، خارج و میانه در محل خورگی لوله تخمین زده شده است. خوردگی به صورت بیضوی شکل در مدل اجزای محدود در نظر گرفته شده است. آمارههای قیاسی میانه در محل خورگی لوله تخمین زده شده است. خوردگی به صورت بیضوی شکل در مدل اجزای محدود در نظر گرفته شده است. آمارههای قیاسی همانند مجذور میانگین مربعات خطا، میانگین قدر مطلق خطا، شاخص همبستگی و ضریب کارایی استفاده شده است. نیایج نشان می دهد که مدلهای اجزای محدود دسبت به مدلهای تجربی از دقت بالایی برخوردار بوده و بهترین حالت مدل سازی غیرخطی فشار ترکیدن لولههای خورده شده با استفاده اجزای محدود در نظر گرفته شده است. آماره مطاب شاخص همبستگی و ضریب کارایی استفاده شده است. نتایج نشان می دهد که مدلهای همانند مجذور میانگین مربعات خطا، میانگین قدر مطلق خطا، شاخص همبستگی و ضریب کارایی استفاده شده است. نتایج نشان می دهد که مدلهای اجزای محدود نسبت به مدلهای تجربی از دقت بالایی برخوردار بوده و بهترین حالت مدل سازی غیرخطی فشار ترکیدن لولههای خورده شده با استفاده از مدل Ramberg-Osgood با محدار باره در ۱۹۵۰، مرصد حاصل شده است. در این مدل مجذور میانگین مربعات خط با مقدار ۱/۳۰

کلیدواژهها: لولههای خورده شده، مدل اجزای محدود، فشار ترکیدن، مدل Ramberg-Osgood.

۱– مقدمه

نصب خط لولههای فولادی برای انتقال نفت و گاز در سه دهه گذشته فزونییافته است. حفظ کارایی و توان سرویس دهی لولههای فولادی جهت انتقال ایمن از دیدگاه زیستی و امنیتی حائز اهمیت است. بهطور معمول لولههای فولادی با قطرهای بالا براساس فولاد با خصوصیات مقاومتی متوسط به بالا مورد استفاده قرار می گیرد. برآورد عملکرد سازهای لولههای فولادی بهازای فشار کاری می تواند منجربه یک طرح مطمئن در یک دوره خاص از طول عمر لوله گردد. پیش بینی مقاومت باقی مانده خطوط لوله با عیوب خوردگی یک اصل مهم در صنعت خطوط انتقال به شمار می رود و به مدت چندین سال با استفاده از روش های آزمایشی،

عددی، تحلیلی و تجربی مورد مطالعه قرار گرفته است. از اینرو، استفاده از یک مدل اجزای محدود غیرخطی جهت ارزیابی مناسب و کارا میتواند مورد توجه قرار گیرد. عمدتاً مدلهای غیرخطی مصالح با توجه به رابطه تنش- کرنش مصالح فولاد مورد استفاده قرار می گیرد. این استفاده منجر به دستیابی نتایج محافظه کارانه روشهای اجزای محدود می گردد. از آنجایی که لولههای خورده شده ممکن است تحت فشار ترکیدن، کاهش مقاومتی از مصالح نشان دهد. لذا استفاده از یک معیار مناسب که بر گرفته از رفتار واقعی مصالح باشد حائز اهمیت است.

Choi و همکاران (۲۰۰۳) از مدل اجزای محدود و البته از نمودار واقعی تنش- کرنش در مدل خود بهره جستند. اما رفتار

> ناشر: معاونت پژوهش و فناوری دانشگاه تبریز شاپا الکترونیکی: ۴۰۷۷–۲۷۱۷ * نویسنده مسئول؛ شماره تماس: ۰۹۱۵۱۹۲۴۲۰۶

DOI: 10.22034/JCEE.2021.37486.1888

@ • •

آدرس ایمیل: mohammadali.shahreki@gmail.com (م. ع. شهر کی نادر)، bkeshtegar@yahoo.com (ب. کشته گر)، tabatabaie_a@yahoo.com (م. ر. حسینی طباطبایی).

سختشوندگی مصالح را در نظر نگرفتند. آنها خوردگی را براساس شکل بیضوی در آزمایشگاه بر روی لولهها ایجاد نمودند و این نتایج را مورد قیاس قرار داده و از نتایج واقعی استفاده نکردند. آنها بر این اساس مدل توسعه دادند.

Zhu و Leis (۲۰۰۵) برای اولین بار پیشنهاد دادند رفتار سختشوندگی مصالح در نظر گرفته شود. اما مصالح با درجه B تا X80 را در نظر گرفتند و از فولاد با مقاومت بالا غافل شدند.

مرا با اثر Ramberg-Osgood و همکاران (۲۰۱۳) رابطه Ramberg-Osgood را با اثر سختشوندگی ثانویه روی مصالح در مدلهای اجزای محدود استفاده کردند. اما کرنشهای تسلیم متفاوت را مورد بررسی قرار ندادند. همچنین تعداد دادههای آزمایشگاهی به کارگیری شده برای انواع فولاد به صورت متوازن نبود (تعداد دادههای فولاد با مقاومت بالا نسبت به فولاد مقاومت متوسط بسیار کم بود).

Shuai و همکاران (۲۰۱۷) با استفاده از مدل اجزای محدود برمبنای رابطه Ramberg-Osgood و شبیهسازی مونت کالرو مدل توسعه دادند. اما آنها نیز همانند Ma و همکاران (۲۰۱۳) در رابطه Ramberg-Osgood کرنشهای تسلیم متفاوت را بررسی نکردند. همچنین مدل خود را براساس فولادهای با مقاومت کم و متوسط (X46-X52-X60) توسعه دادند.

Tian و Tian و Tian (۲۰۱۷) در مدلسازی اجزای محدود از نمودار واقعی تنش- کرنش بهره جستند. همچنین رابطه آنها بهازای دادههای کم و برای فولاد 265 و X70 توسعه یافته است. محققین دیگری نیز از مدلسازی اجزای محدود بهره گرفتند و محققین دیگری نیز از مدلسازی اجزای محدود بهره گرفتند و محققین دیگری نیز از مدلسازی اجزای محدود بهره گرفتند و محقوین دیگری ایز از مدلسازی اجزای محدود بهره گرفتند و محکاران، ۲۰۱۵ و همکاران، ۲۰۱۶؛ Su

معیار Nodified ASME B31G (۲۰۰۹، ۱۹۹۱، ۲۰۰۹) سطح نقص خوردگی را برابر 0.85dl در نظر گرفته و خوردگی را به صورت بیضوی ایده آل سازی نموده و برای فولادهای با مقاومت کم و متوسط کاربرد دارد.

Klever و همکاران (۱۹۹۵) در معیار Shell-92، شکل نقص را بهصورت مستطیلی بیان کرده و برمبنای فولاد X65 توسعه یافته است.

Stephens و Stephens در معیار PCORRC نشان دادند که عرض نقص خوردگی تأثیر چندانی ندارد. آنها رابطه خود را براساس نتایج آزمایشگاهی و تنش نهایی بهصورت تابع نمایی برای فولادهای با مقاومت کم و متوسط (X52-X65-X70) ارائه کردند. DNV RP F101 (۲۰۰۴) شکل خوردگی را بهصورت مستطیلی در نظر گرفته و برای فولادهای با مقاومت کم ومتوسط کاربرد دارد. Netto و همکاران (۲۰۰۷، ۲۰۹۹، ۲۰۱۰) رابطه تجربی بهصورت توانی براساس نتایج آزمایشگاهی ارائه نمود. این

رابطه برای فولادهای با قطر کم، مقاومت پایین و متوسط مناسب میباشد.

Mustapha و همکاران (۲۰۱۰) نیز رابطه توانی برای فولادهای با مقاومت متوسط و نقصهای با عمق کم توسعه دادند. همان طور که مشخص است برای یک دسته لوله با شرایط مقاومت متوسط به بالا اثر رفتار غیرخطی مصالح تحت خوردگی لحاظ نشده است. از اینرو، به کارگیری یک مدل غیرخطی و بیان یک رابطه مناسب رفتار غیرخطی لوله، که بر مبنای تنش تسلیم و جاری شدن مصالح استوار باشد. یک امر اساسی و حائز اهمیت، جهت پیش بینی فشار ترکیدن لوله های خورده شده به کمک یک مدل اجزای محدود است.

در این مقاله، از مدل Ramberg-Osgood با سه سطح کرنش تسلیم ۱، ۵/۰ و ۰/۲ درصد استفاده شده، که یک رابطه مستقیم می باشد و نیازی به مدل واقعی و آزمایشات مربوط به فولاد را ندارد (Kamaya، ۲۰۱۶). سپس این سه سطح را برای مدل های واقعی که براساس تست کامل لوله های خورده شده انجام گردیده، آزمون می شود. بدین منظور از ۴۰ لوله واقعی خورده شده، استفاده گردیده است. اثر خوردگی بهصورت بیضوی در طول، عمق و پهنای لوله لحاظ شده است. لولههای انتخاب شده از فولادهای با مقاومت متوسط به بالا (X60، X80،X65 و X100) ميباشد. سپس فشار تركيدن آنها با مدلها تجربی مانند: (PCORRC در معیار Stephens و ۲۰۰۰ ۲۰۰۰؛ معيار Modified ASME B31G؛ معيار DNV RP F101؛ معيار ۲۰۰۹، Mechri ؛ ۲۰۰۴ و همکاران، ۲۰۱۶؛ Ma و همکاران، ۲۰۱۳؛ Keshtegar و Keshtegar و همکاران، ۲۰۱۷ Hieu و همکاران، ۲۰۱۷) با استفاده از آمارههای قیاس مانند: مجذور میانگین مربعات خطا (RMSE)، میانگین قدر مطلق خطا (MAE)، ضریب کارایی (NSE) و شاخص همبستگی (d) مقایسه گردید. این آمارهها علاوه بر ارزیابی خطا، میزان تطبیق بیشتر مدل اجزای محدود و مدلهای تجربی را با دادههای واقعی آزمایشگاهی نشان میدهد. نتایج حاکی از آن است که مدلهای اجزای محدود نسبت به مدلهای تجربی پاسخ بهتری را نشان میدهند و از بین مدلهای اجزای محدود بر مبنای رابطه Ramberg-Osgood مدل با کرنش تسلیم ۲/۲ درصد، پاسخ دقیقتری را نشان داده است. با استفاده از این روش مدلسازی و تحلیل میتوان پیشبینی دقیقی از لولههای که تحت خوردگی قرار دارند و ترکیدن آنها در پروژههای نظیر نفت، گاز و ... خسارات زیادی را در پی خواهد داشت، زودتر از زمان خرابی نسبت به تعويض و خارج كردن آن از سيستم خط انتقال اقدام کرد. می شوند. F_y تنش تسلیم و E مدول الاستیسیته است. منحنی تنش- کرنش Ramberg-Osgood، با استفاده از تنشهای تسلیم و نهایی قابل تخمین می باشد. برای شبیه سازی دقیق رفتار تسلیم و حداکثر بار اعمالی، دو ثابت α و n در معادله Ramberg-Osgood، می توان رابط و بین تنش و کرنش پلاستیک واقعی e_{pu} را به صورت زیر بیان نمود:

$$\frac{E\varepsilon_{pu}}{F_y} = \alpha \left(\frac{\sigma}{F_y}\right)^n \tag{(7)}$$

$$\sigma = F_{y} \left(\frac{E\varepsilon_{pu}}{\alpha F_{y}}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{(7)}$$

چون در نقطه تسلیم، σ برابر با F_y است داریم:

$$\alpha = \frac{E\varepsilon_{py}}{F_y} \tag{f}$$

جریش پلاستیک در نقطه تسلیم میباشد. در یک نمونه آزمایشگاهی تحت کشش، باریکشدگی نمونه بهواسطه تنش تسلیم زمانی اتفاق میافتد که تنش واقعیی ناشی از کاهش سطح مقطع نمیونه، از افزایش تنش واقعی ناشی از سختشوندگی بیشتر گردد لذا داریم:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon_{pu}} = \sigma \tag{(a)}$$

از اینرو، بهواسطه باریکشدگی با استفاده از معادله (۳) داریم:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon_{pu}} = \frac{F_y}{n} \left(\frac{E}{\alpha F_y}\right)^{\frac{1}{n}} \varepsilon p_u^{\frac{1-n}{n}}$$
$$= F_u \ \exp(\varepsilon p_u)$$
(9)

از معادله (۳) داریم:

$$F_{y}\left(\frac{E\varepsilon p_{u}}{\alpha F_{y}}\right)^{\frac{1}{n}} = F_{u} exp(\varepsilon p_{u}) \tag{Y}$$

Fu تنش نهایی با توجه به تنش اسمی و *E*pu کرنش Fu پلاستیک واقعی متناظر با تنش نهایی است. از معادلات (۶) و (۲) می توان مقدار *E*pu را بهدست آورد:

$$\varepsilon_{pu} = \frac{1}{n} \tag{(A)}$$

با جای گذاری معادلات (۴) و (۸) در معادله (۷)، رابطه زیر به-دست می آید:

$$\frac{F_u}{F_y} = \frac{1}{\left(n \,\varepsilon_{py}\right)^{\frac{1}{n}} exp\left(\frac{1}{n}\right)} \tag{9}$$

با توجه به معادله (۹) چنانچه مقدار ε_{py} معلوم باشد، می توان ثابت n را از نسبت $\frac{F_u}{F_y}$ محاسبه نمود. با این وجود، ثابت

۲- مدلسازی اجزای محدود لولههای خورده شده

مدلهای اجزای محدود غیر خطی لوله های خورده شده، توسط نرمافزار ABAQUS انجام گردیده است. در این رویکرد از مزایای تقارن جهت کاهش مدت زمان پردازش با رایانه بهره جویی شده است. بدین منظور، نصف لوله که در ابتدای آن خوردگی شروعشده و بر میانتار آن نصف خوردگی عبور کرده مدلسازی اجزای محدود گردیده است. این موضوع نیز مطابق با پیشنهادهای حاصل از مراجع (Choi و همکاران، ۲۰۰۳؛ Ma و همکاران، ۲۰۱۳؛ Tian و Zhang، ۲۰۱۷) مـــیاشـد. طول لوله بیشترین مقدار، ۳ برابر قطر لوله یا ۳ برابر طول خوردگی در نظر گرفته شده است (Choi و همکاران، ۲۰۰۳). شکل خوردگی به صورت بیضوی مدل سازی شده است. در مدل های اجزای محدود، تمامی لوله از المان ۲۰ گرهی (C3D20R) مستطیل شکل استفاده شده اما، در ناحیه خوردگی بهدلیل استفاده از المانهای ریز و تطابق شرایط مرزی برای المانهای درشتتر مستطیلی از المان ۱۰ گرهی مثلثی شکل (C3D10R) استفاده شده است. روش تحليل مدل بهصورت استاتيكي فزايند نيرويي كه بر اساس الكوى اصلاحشده نيوتن صورت مي پذيرد، انجام شده است. در شکل (۱) یک نمونه از مدلسازی لوله خورده شده نمایش دادهشده است.



شکل ۱- مدلسازی اجزای محدود لوله خورده شده

۲-۱- مشخصات مواد

در این مدل سازی، چهار نوع مصالح فولادی با گریدهای X80 ، ۸۵۶، ۸۵۷ و X100 در قطرهای مختلف لوله تحت خوردگی با ابعاد متفاوت استفاده می گردد. در تمامی مدل ها، مدول الاستیسیته E=207 GPa است و نسبت پواسن برابر ۳/۰ است. در مدل سازی رفتار غیر خطی مصالح از منحنی های تنش-کرنش واقعی با استفاده از معادله Ramberg-Osgood به صورت زیر استفاده می شود (۲۰۱۶، ۲۵۱۶).

$$\frac{E\varepsilon}{F_y} = \frac{\sigma}{F_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{F_y}\right)^n \tag{1}$$

در رابطه (۱) م و ع بهترتیب تنش و کرنش واقعی بوده و و n نیز ثابتهایی هستند که از روش جذر مجموع مربعات و با استفاده از دادههای نقطه تسلیم تا نقطه ی گلوگاهی، تعیین

n را نمی توان به طور مستقیم از رابطه (۹) به دست آورد. n به ازای Kamaya برابر با ۰/۰۰۶ ، ۲۰۱۰ و ۰/۰۱ بیان شده است (Kamaya، ۲۰۱۶).

$$n = 3.93 \left\{ ln\left(\frac{F_u}{F_y}\right) \right\}^{-0.754} \qquad \varepsilon_{py=0.002} \qquad (1 \cdot)$$

$$n = 3.27 \left\{ ln\left(\frac{F_u}{F_y}\right) \right\}^{-0.690} \qquad \qquad \varepsilon_{py=0.005} \qquad (11)$$

$$n = 2.86 \left\{ ln \left(\frac{F_u}{F_y} \right) \right\}^{-0.610} \qquad \qquad \varepsilon_{py=0.01} \qquad (11)$$

در شکل (۲) منحنی تنش- کرنش بر مبنای رابطه Ramberg-Osgood با کرنش تسلیم ۱، ۰/۲ و ۰/۵ درصد برای فولاد ۲۰۵۵ با تنش تسلیم ۴۵۲ مگاپاسکال و تنش نهایی برابر با ۵۴۲ مگاپاسکال نشان دادهشده است.



تسليم ١٪، ٥/٠٪ و ٢/٠٪

۲-۲- شرایط مرزی و بارگذاری

این تحقیق شرایطی را در نظر می گیرد که خطوط لوله تحت فشار داخلی قرار دارد. برای هر مدل، بار بهعنوان یک فشار داخلی افزایشی به طور یکنواخت اعمال می شود، فشار نسبت به سطح داخلی لوله عمود می باشد. بار گذاری خارجی در نظر گرفته نشده است. این مدل اجازه چرخش، انبساط یا انقباض محوری را ندارد، اما اجازه دارد تا به صورت شعاعی انبساط یا انقباض داشته باشد. از این رو در جهت شعاعی حرکت لوله آزاد و در جهت طولی از حرکت آن جلوگیری شده است (Ma و همکاران، ۲۰۱۳).

۳- مدلهای تجربی

مدلهای تجربی بهمنظور محاسبه فشار ترکیدن لولههای خورده شده، بر اساس دو معیار فشار ترکیدن لوله سالم و ضریب کاهش مقاومت بهواسطه خوردگی بهصورت زیر قابل محاسبه است (Keshtegar و ۲۰۱۴، Miri).

$$P_{corr} = P_{int} \times K \tag{117}$$

Pint فشار ترکیدن لوله سالم، *K* فاکتور کاهش مقاومت برای لوله خورده شده می باشند. هم چنین محققین از معیارهای تنش نهایی مختلفی از جمله معیار فون- میسز^۱ (Ma و همکاران، نهایی مختلفی از جمله معیار فون- میسز^۱ (Ma و همکاران، Shuai ۲۰۱۳ و همکاران، ۲۰۱۷؛ معیار Choi و همکاران، Modified ASME Shuai ۹۲۰۳؛ معیار ۲۰۱۹، ۲۰۰۹؛ و همکاران، ۱۹۸۴ Stephens و Stephens ۱۹۸۲؛ معیار F101 و معیار جاری شدن متوسط (۲۰۱۲ کیدن لوله استفاده (۲۰۱۲) یشتر کیدن لوله استفاده نمودهاند.

در جدول (۱) به بررسی برخی از این روابط پرداخته شده است. بسیاری از محققین از معیار ترسکا مانند Modified ASME و همکاران، B31G، ۲۰۰۹؛ Stephens و Stephens و همکاران، ۲۰۱۷؛ Hieu و همکاران، ۲۰۱۷؛ Mechri و همکاران، ۲۰۱۶؛ ۲۰۱۷ و همکاران، ۲۰۱۵) از معیار جاری شدن Miri، ۲۰۱۴؛ Zhu و همکاران، ۲۰۱۵) از معیار جاری شدن Miri، ۲۰۱۴؛ Keshtegar و همکاران، ۲۰۱۵) از معیار جاری شدل متوسط در روابط خود بهره بردند. با این تفاوت که مدل Keshtegar و Tonk (۲۰۱۴) برای ضریب کاهش مقاومت از رابطه PCORRC

Ma و همکاران (۲۰۱۳) بر اساس معیار فون- میسز و PCORRC، مدل خود را توسعه داده است. مدل PCORRC توسط Stephens و Stephens ر ۲۰۰۰) براساس مقاومت نهایی و مشاهدات آزمایشگاهی ارائه شد. آنها نشان دادند عرض خوردگی تأثیر چندانی در فشار ترکیدن لولههای خوردهشده ندارد. اکثر محققین نیز از اعمال عرض خوردگی در رابطه خود صرفنظر کردند (Ma و همکاران، ۲۰۱۳؛ Yeom و همکاران، ۲۰۱۵ دیده Keshteger ،۲۰۰۴، ۵DNV RP F101 و ۲۰۱۴، ۲۰۱۴

Shuai و همکاران (۲۰۱۷) مدل خود را براساس معیار ترسکا و PCORRC بیان نمودند. اما با این تفاوت که عرض خوردگی را در نظر گرفتند. فاکتورکاهش مقاومت اکثر مدلها همانند (Shuai ۲۰۱۳، ۲۰۱۴، هم و همکاران، ۲۰۱۳، Shuai و همکاران، ۲۰۱۷) مشابه مدل ارائه شده PCORRC (۲۰۰۰) می-باشد. روابط آییننامهای مانند (۲۰۱۵-۲۱۵) ۲۰۰۴ باشد. روابط آییننامهای مانند (۱۹۹۵) و همکاران، ۱۹۹۵) از یک فرم ریاضی متفاوتی استفاده نمودند. معیار ترسکا، نخستین معیار تسلیم کلاسیک در تئوری مقاومت بوده و اغلب، معیار تنش اتفاق میافتد که تنش برشی حداکثر، برابر تنش تسلیم در حالت کشش ساده شود. برشی ماکزیمم خوانده میشود. در این معیار گسیختگی زمانی

معيار تنش ترسكا							
	$P_{ m int}$	K	(ضریب شکل نقص) 				
Modified ASME B31G	$2t[\sigma_y + 68.95(Mpa)]$	$\left[\begin{array}{c} 1 - 0.85 \frac{d}{t} \\ t \end{array}\right]$	$\left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2 \le 50$	$\sqrt{1+0.6275 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2 - 0.003375 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^4}$			
(४००१)	D	$\left\lfloor 1 - 0.85 \frac{d}{tM} \right\rfloor$	$\left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2 > 50$	$0.032 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2 + 3.3$			
PCORRC (Y····)	$\frac{2t}{D}\sigma_{u}$	$\left(1 - \frac{d}{t}M\right)$	$1 - \exp\left(\frac{-0.157L}{\sqrt{\frac{D(t-d)}{2}}}\right)$				
DNVRP-F101 (۲۰۰۴)	$\frac{2t\sigma_u}{(D-t)}$	$\left[\frac{1-\frac{d}{t}}{1-\frac{d}{tM}}\right]$	$\sqrt{1+0.31(\frac{L}{\sqrt{Dt}})^2}$				
Mechri و همکاران (۲۰۱۶)	$4\left(\frac{1}{2}\right)^{n+1}\frac{t}{(D-2t)}\sigma_{u}$	$\left(1 - \frac{d}{t}M\right)$	$M = 1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{d}{t}\left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2\right)} \qquad n = 0.239 \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} - 1\right)^{0.596}$				
Hieu و همکاران (۲۰۱۷)	$\frac{2t \sigma_u}{D}$	$\left(\frac{1-0.92126\frac{d}{-t}}{1-0.92126\frac{d}{t}\left(1+0.06361\frac{L^2}{Dt}\right)^{-2.75485}}\right)$					
Shuai و همکاران (۲۰۱۷)	$\frac{2t \sigma_u}{D}$	$\left[1 - \frac{d}{t}M\right]$	$\left[\left(1 - \left(0.1075 \left(1 - \frac{c}{\pi D} \right)^2 \right)^6 + 0.8925 \exp\left(\frac{-0.4103L}{\sqrt{Dt}} \right) \right] \left(1 - \frac{d}{t} \right)^{0.2502} \right]$				
معيار تنش فونميسز							
	$P_{\rm int}$	Κ	ں نقص)	(ضریب شکا) <i>M</i>			
Ma و همکاران (۲۰۱۳)	$\frac{4}{\left(\sqrt{3}\right)^{\frac{n+1}{n}}}\frac{t}{D}\sigma_{u}$	$\left[1 - \frac{d}{t}M\right]$	$1 - 0.7501 \exp\left(\frac{-0.4174L}{\sqrt{Dt}}\right) \left(1 - \frac{d}{t}\right)^{-0.1151}$				
معيار تنش متوسط							
	$P_{ m int}$	K	(ضریب شکل نقص) M				
Keshtegar و (۲۰۱۴) Miri	$\left(\frac{2+\sqrt{3}}{4\sqrt{3}}\right)^{n+1}\frac{4t}{D_m}\sigma_u$	$\left[1 - \frac{d}{t}M\right]$	$M = \left[1 - \exp\left(\frac{-0.157L}{\sqrt{\frac{D(t-d)}{2}}}\right)\right]$	$n = 0.239 \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} - 1\right)^{0.596}$			
(T·ID)Zhu	$\left(\frac{2+\sqrt{3}}{4\sqrt{3}}\right)^{n+1}\frac{4t}{D_m}\sigma_u$	$\left[1 - \frac{d}{t}M\right]$	$M = 1 - \frac{1}{1 + 0.1385 \frac{L}{\sqrt{D_m t}} + 0.1357 \left(\frac{L}{\sqrt{D_m t}}\right)^2}$	$n = 0.239 \left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y} - 1 \right)^{0.596}$			
	قطر لوله: D		طول خوردگی لوله: L				
	ضخامت لوله: t		عمق خوردگی لوله: <i>d</i>				
D_m متوسط قطر اسمی لوله:			ض خوردگی لوله: C	عر			

جدول ۱- برخی از مدلهای تجربی ارائهشده جهت محاسبه فشار ترکیدن لولههای خورده شده

معیار فون- میسز، دومین معیار تسلیم کلاسیک در تئوری مقاومت بوده و اغلب، معیار تنش برشی اکتا هیدرال^۳ خوان...ده می شود. در این معیار گیسختگی زمانی اتفاق میافتد که انرژی اعوجاج حداکثر، برابر انرژی اعوجاج تسلیم در حالت کشش ساده شود. معیار فون مسیز نسبت به ترسکا محافظه کارانهتر بوده است. همچنین معیار تنش تسلیم متوسط بین این دو معیار بوده و توسط Zhu و کا ۲۰۱۲) ارائه داده شده است.

۴- معیارهای مقایسه

به منظور صحت پیش بینی فشار ترکیدن لوله های خورده شده با شبیه سازی اجزای محدود و مدل های تجربی، آماره های قیاسی مانند مجذور میانگین مربعات خطا (RMSE)، میانگین قدر مطلق خطا (MAE)، ضریب کارایی (NSE) و شاخص همبستگی (d) استفاده گردیده است. روابط این آماره ها به شرح ذیل می با شد (Smith و Harmel، ۲۰۱۷، Heddam و ۲۰۰۲).

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} (O_i - P_i)^2}$$
(14)

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} \left| O_i - P_i \right| \tag{10}$$

$$NSE = 1 - \frac{\sum_{j=1}^{N} \left[O_j - P_j \right]^2}{\sum_{j=1}^{N} \left[O_j - \overline{O} \right]^2} \qquad -\infty \le NSE \le 1$$
(19)

$$d = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{N} (O_i - P_i)^2}{\sum_{j=1}^{N} \left(\left| P_i - \overline{O} \right| + \left| O_j - \overline{O} \right| \right)^2} \qquad 0 \le d \le 1$$
(1Y)

در روابط فوق، *i*O مقادیر بر آورد شده مدل اجزای محدود، *O* میانگین مقادیر بر آورد شده مدل اجزای محدود، *i*A مقادیر آزمایشگاهی، *N* تعداد دادهها می باشد. مجذور میانگین مربعات خطا (RMSE) و میانگین مطلق خطا (MAE) نشان دهنده میزان خطای مدل بوده و صحت مدل سازی را بیان می کند لذا، بهترین مقدارشان برابر با صفر است. ضریب NSE می تواند از یک در عملکرد عالی تا منهای بی نهایت تغییر کند. شاخص همبستگی مقدار آن به یک نزدیکتر باشد، نشان دهنده نزدیکی بیشتر مقادیر (d) بیان کننده میزان تطابق مدل سازی است. بدیهی است هرچه مقدار آن به یک نزدیکتر باشد، نشان دهنده نزدیکی بیشتر مقادیر بر آورد شده به مقادیر واقعی است.

۵- دادههای آزمایشگاهی

دادههای آزمایشگاهی در جدول (۲) برگرفته از مراجع (Mok و ممکاران، ۲۰۰۰؛ Cronin و همکاران، ۲۰۰۰؛ Mok و همکاران، ۲۰۰۲؛ Mok و همکاران، ۲۰۰۲؛ Kim و همکاران، ۲۰۰۲؛ Kim در ۲۰۰۹ و همکاران، ۲۰۰۹؛ ۱۹۹۱ و همکاران، ۲۰۰۹) می باشد.

این دادهها شامل چهار نوع فولاد X60، X65، X80 و X100 که معرف یک دامنه ای از دسته فولادهای با مقاومت متوسط و بالا بوده، جمع آوری گردیده است. فولاد X60 دارای ۱۲ داده، قطر آنها بین ۷۳ تا ۵۰۸ میلیمتر، ضخامتشان بین ۳ تا ۱۴/۸ میلیمتر بوده و دارای نقص خوردگی با تنوع طولی ۲۵/۶۰۱ تا ۵۲۸ میلیمتر، عمق خوردگی ۱/۵ تا ۱۰/۳۵ میلیمتر، پهنای خوردگی ۷/۶۴ تا ۹۷ میلیمتر میباشد. فولاد X65 دارای ۶ داده، قطر آنها بین ۷۶۲ تا ۸۱۲/۸ میلیمتر و ضخامتشان بین ۱۷/۵ تا ۱۹/۱ میلیمتر بوده و دارای نقص خوردگی با تنوع طولی ۵۰ تا ۹۰۰ میلیمتر، عمق خوردگی ۳/۸ تا ۱۵/۲۸ میلیمتر، پهنای خوردگی ۵۰ تا ۱۰۰ میلیمتر میباشد. فولاد X80 دارای ۶ داده، قطر آنها بین ۸۱۲/۸ تا ۱۲۱۹ میلیمتر و ضخامتشان ۱۳/۷۹ تا ۱۹/۸۹ میلیمتر بوده و دارای نقص خوردگی با تنوع طولی ۲۰۰ تا ۶۰۳/۶۹ میلیمتر، عمق خوردگی ۲/۳۰۳ تا ۱۵/۲۸ میلیمتر، پهنای خوردگی ۱۰۰ میلیمتر میباشد. فولاد X100 دارای ۱۶ داده، قطر آنها بین ۸۱۲/۸ تا ۱۴۲۲/۴ میلیمتر و ضخامتشان ۱۶/۴ تا ۲۲/۹ میلیمتر بوده و دارای نقص خوردگی با تنوع طولی ۱۵۰ تا ۱۱۰۹/۹۴ میلیمتر، عمق خوردگی ۳/۸ تا ۱۹/۰۷۶میلیمتر، پهنای خوردگی ۵ تا ۱۱۰ میلیمتر میباشد.

۶- نتایج و بحث

8-1- تعيين اندازه و نوع المانها

همان طور که در بخش دوم نیز اشاره گردید، مدل سازی با المان ۲۰ گرهی (C3D2OR) مستطیل شکل و در ناحیه خوردگی از المانهای ریز ۱۰ گرهی مثلثی شکل (C3D1OR) استفاده شده است. بهمنظور اطمینان از اندازه المانها، یک نمونه فولاد 60-X ارائه شده در ردیف شماره (۱) جدول (۲) دادههای آزمایشگاهی، پنج نمونه المان خیلی خیلی ریز، خیلی ریز، ریز، متوسط و درشت بهترتیب ۲۵/۰، ۵/۰، ۱، ۲ و ۴ واحد در ناحیه خوردگی در نظر گرفته شده است.

جدول ۲- دادههای آزمایشگاهی

No	MTERAL	L(mm)	C(mm)	d(mm)	D(mm)	t(mm)	Fy(MPa)	Fu(MPa)	P _{test} (MPa)
١	Х۶٠	۴۳۳	۹۵/۳	٧/٣١	474	٩/٩١	401	542	11/97
٢	Х۶۰	۳۵۰	۹۵/۳	۶/۹۳	878	٩/٧١	401	542	18/88
٣	Х۶۰	۵۲۸	۹۵/۳	٧/١۴	٣٢۴	٩/٧۴	401	542	11/54
۴	Х۶۰	۳۹۵/۰۰۳	93/8088	۶/۸۹۱۴	٣٢۴	٩/٧١	401	۵۴۲	۱۲/۸۴
۵	Х۶۰	۳۰۶	۹۵/۳	۶/۷۶	۳۲۴	٩/۶۶	401	542	14/51
۶	Х۶۰	200/978	94/188	۲/۰۵۶	٣٢۴	۹/۸	401	۵۴۲	14/4
γ	Х۶۰	۵۰۰	۹۵/۳	۶/۹۹	٣٢۴	٩/٧٩	401	۵۴۲	17/49
٨	Х۶۰	205	۹۵/۳	٧/•٨	۳۲۴	۹/۸	401	542	14/18
٩	Х۶۰	۵۰۰	٩٧	۱۰/۳۵	۵۰۸	14/8	411	۶	۱۴/۵
١٠	Х۶۰	۵۰۰	٩٧	٩/٧	۵۰۸	۱۴/۸	411	۶) Y/)
11	Х۶۰	۵۱/۶۶۲۱	٧/۶۴۰۶٧	۱/۵	۷۳	٣	42.	۵۲۰/۹	۲۸/۱
١٢	Х۶۰	۲۵/۶۰۱۱	٧/۶۴۰۶٧	۱/۵	۷۳	٣	42.	۵۲۰/۹	٣٢/٣
١٣	Х۶۵	۲۰۰	۱	۱۵/۲۸	۸۱۲/۸	۱۹/۱	408	۵۷۰	۱۳/۹
14	Х۶۵	۲۰۰	۱۰۰	٣/٨٢	۸۱۲/۸	۱۹/۱	408	۵۷۰	۲۶/۱
۱۵	Х۶۵	۲۰۰	۱۰۰	٧/۶۴	۸۱۲/۸	۱۹/۱	408	۵۷۰	۲۳
١۶	Х۶۵	٩٠٠	۵۰	٨/٧۵	787	۱٧/۵	490	584/3	۱۵
١٧	Х۶۵	۵۰	۵۰	٨/٧۵	787	۱٧/۵	490	584/3	۲۷/۵
۱۸	Х۶۵	۶	۵۰	٨/٧۵	787	۱٧/۵	490	584/3	۱۶/۵
۱۹	Х٨٠	۲۰۰	۱۰۰	٧/۶۴	۸۱۲/۸	۱۹/۱	848	۲۶۰	۲٩/٣
۲۰	Х٨٠	۲۰۰	۱	٣/٨٢	۸۱۲/۸	۱۹/۱	848	۲۶۰	۳۵
۲۱	Хү٠	۲۰۰	1	۱۵/۲۸	۸۱۲/۸	۱۹/۱	545	۲۶۰	۱۸
77	Х٨٠	۵۸۹/۴۰۵	۱	۵/۴۴۷۰۵	١٢١٩	۱۳/۷۹	۵۸۶/۲۲۸	۷۴۰	17
۲۳	Х٨٠	8•3/897	۱	4/11722	١٢١٩	१९/८९	۵۸۹/۶۶	٧۴٠	۲۱/۴
74	Х٨٠	۵۷۶/۹۵۸	۱	۲/۳۰۲۹۳	١٢١٩	۱۳/۷۹	۵۸۹/۷۸	٧۴٠	۱۵/۳
۲۵	Х١٠٠	۲۰۰	۱	٣/٨٢	۸۱۲/۸	۱۹/۱	٨٠٢	٨٩١	47/2
79	Х١٠٠	۲۰۰	۱	11/48	۸۱۲/۸	۱۹/۱	٨٠٢	٨٩١	۲۸/۸
۲۷	Х١٠٠	۲۰۰	1	٧/۶۴	۸۱۲/۸	۱۹/۱	٨٠٢	٨٩١	۳۶
۲۸	Х١٠٠	۲۰۰	1	۱۵/۲۸	۸۱۲/۸	۱۹/۱	٨٠٢	٨٩١	۲ • /۲
۲۹	Х١٠٠	۱۵۰	۵	٩	914	18/4	۲۳۹	۸۱۳	71/F
۳۰	Х١٠٠	۴۵۰	۵	۶	914	۱۶/۴	۲۳۹	۸۱۳	74
۳۱	Х١٠٠	۱۲۰	۵	۱۰/۴	1477	۱۹/۲۵	۷۴۰	۲۷۴	۱۵/۴
۳۲	Х١٠٠	۳۸۵	۵	۳/۸	1477	۲٠/۱	۲۹۵	٨۴٠	۲۰/۱
٣٣	Х١٠٠	۵۸۵/۲۷۵	11.	11/3016	۱۳۲۰/۸	۲۲/۹	۶۹۰	۲۶۰	۱۸/۱
۳۴	Х١٠٠	494/110	11.	11/0184	۱۳۲۰/۸	۲۲/۹	۶٩٠	٧۶٠	۱۷/۹
۳۵	Х١٠٠	11.9/94	11.	۱۹/۰ ۷۵۷	۱۳۲۰/۸	۲۲/۹	۶٩٠	٧۶٠	Δ/Δ
۳۶	Х١٠٠	11.9/94	11.	8/1228	۱۳۲۰/۸	۲۲/۹	۶٩٠	۲۶۰	۳ ۱/۳
۳۷	Х١٠٠	۳۸۵	۵	٣/٨	1422/4	۲۰/۱	۲۹۵	٨۴٠	۲۰/۱۲
۳۸	Х١٠٠	514/91	۲.	11/57	187.	۴۲/۹	781	٨٨۶	۱۹/۹
۳۹	Х١٠٠	۶۰۹/۰۳	۲.	11/88	187.	۴۲/۹	781	٨٨۶	۱۹/۱
۴.	Х١٠٠	40.	۵	۶	914/4	18/4	٧٣٩	۸۱۳	74/•7



شکل ۳- تأثیر اندازه المانها بر فشار ترکیدن لولههای خورده شده و قیاس با نتایج آزمایشگاهی

دقت گردد که اثر اندازه المان مثلثی در ناحیه بحرانی که محدوده خوردگی است ارزیابی شده است. پس از بررسی با نتیجه آزمایشگاهی این نمونه در نهایت اندازه المانها در ناحیه خوردگی تعیین شده است. بدیهی است هرچه اندازه المانها در ناحیه خوردگی ریزتر باشد، مدت زمان تحلیل بیشتر خواهد شد. در شکل (۳) اندازه المانها در ناحیه خوردگی و نتیجه آزمایشگاهی آن قیاس شده است. ملاحظه می شود که، ابتدا فشار از ۱۳/۵۶ (مش درشت ناحیه خوردگی) به ۱۲/۴۲ (مش متوسط) و از ۱۱/۷۸

(مش ریز) به ۱۱/۵۳ (مش خیلی ریز) و در نهایت به ۱۱/۳۷ (مش خیلی خیلی ریز) تقلیل یافته است. از آنجایی که پاسخ مشبندی با درجه خیلی خیلی ریز با مشبندی خیلی ریز ۱/۳۹ درصد اختلاف دارد و مدت زمان آنالیز آن نسبت به مش خیلی ریز بسیار زیاد است و همچنین، پاسخ مشبندی خیلی ریز با نتیجه آزمایشگاهی اختلاف چندانی ندارد، بنابراین از مشبندی با درجه خیلی ریز جهت تحلیل و مدلسازی اجزای محدود استفاده شده است.

۲-۶- نتایج فشار ترکیدن

به منظور بهدست آوردن فشار ترکیدن لولههای خورده شده بر اساس شبیهسازی اجزای محدود با تحلیل غیرخطی استاتیکی، سه نقطه (سطح بیرونی، میانی و خارجی) را براساس تنش میسز نرمافزار آباکوس انتخاب می نمائیم. سپس از محل تقاطع این سه نقطه، فشار ترکیدن لوله خورده شده حاصل خواهد شد. از این مروش Ma و همکاران (۲۰۱۳) بهره جستند، اما کرنشهای تسلیم متفاوت را مورد بررسی قرار ندادند. برای چهار نوع فولاد مختلف فشار ترکیدن در شکل (۴) نمایش داده شده است. مشخص است براساس انواع مختلف فولاد و نیز شکل خرابی به واسطه خوردگی میزان تنش میسز متفاوت و نیز فشار ترکیدن مختلفی به دست آمده است. شکل خرابی ترکیدن بر اساس قطر لولهها نیز متفاوت حاصل شده، به نحوی قطر و ضخامت لوله بر فشار ترکیدن آن





محدود بر مبنای رابطه R-O

در شکل (۵) فشار ترکیدن لولههای خورده شده در نمونههای مختلف سطح فولادهای با درجه X60، X65، x00 و X100 براساس مدل اجزای محدود غیرخطی با شبیهسازی مصالح بر اساس روابط مدل اجزای محدود غیرخطی با شبیهسازی مصالح بر اساس روابط نشان داده شده است. همانطور که پیداست مدل اجزای محدود با کرنش تسلیم ۲/۰درصد نسبت به کرنشهای ۱، ۲/۵ درصد در

اکثر موارد پاسخ مطلوب تری ارائه می دهد. الگوی تنش میسز برای لوله ها با قطر بالا در دو سطح کرنش تسلیم ۱ و ۰/۵ درصد تقریباً مشابه حاصل گردیده است. در لوله با قطرهای بالاتر خصوصاً فولاد با درجه بالا (X80 و X100) تفاوت چندانی بین نیروی ترکیدن و نیز شکل خرابی لوله در دو سطح کرنش تسلیم ۱ و ۰/۵ درصد مشاهده می شود.



شکل ۵– فشار ترکیدن لوله خورده شده براساس مدل اجزای محدود بر مبنای رابطه R-D با کرنش تسلیم ۱٪، ۰/۵٪ و ۲/۶٪

در جدول (۳) میزان خطای فشار ترکیدن لولههای خورده شده برای انواع مدلهای تجربی و اجزای محدود، به کمک آمارههای مقایسهای با دادههای آزمایشگاهی نشان داده شده است. همان طور که پیداست مدل اجزای محدود برپایه رابطه Ramberg-Osgood با کرنش تسلیم ۲/۰ درصد خطای کمتری

در هر چهار معیار مقایسهای (مجذور میانگین مربعات خطا (RMSE) با مقدار ۱/۳۲۹، میانگین قدر مطلق خطا (MAE) با مقدار ۱/۱۱۳، ضریب کارایی (NSE) با مقدار ۰/۸۱۳، شاخص همبستگی (d) با مقدار ۰/۹۱۲) نسبت به سایر مدل ها دارد.

0.8			11	
₹ 0.6 0.5	1 1	- n I		١.,
0.4 - 0.3 -		a		
0.2 - 0.1 -				
OFFC AFION	Tah' aste That T	ath that and	2015 0002 000	000
PRC PL PL PL	Park Aller and an	AND	the the state	and a

شکل ۶- نمودار مقایسه مدلهای اجزای محدود بر مبنای رابطه R-O با مدلهای تجربی با استفاده از معیار d/MAE



شکل۷- نمودار مقایسه مدلهای اجزای محدود بر مبنای رابطه R-O برای فولادهای با مقاومت متوسط و بالا

در شکل (۸) میانگین و انحراف معیار مدلهای تجربی و اجزای محدود براساس نسبت فشار ترکیدن دادههای آزمایشگاهی به مدلها و تأثیر $\frac{L}{\sqrt{Dt}}$ ارائه گردیده است. اکثر $\frac{L}{\sqrt{Dt}}$ مدلهای تجربی برای نقصهای با طول بزرگتر (بهازای بزرگتر از ۲) نتیجه مطلوبتری را ارائه میدهند در حالیکه، مدلهای اجزای محدود در دامنه $\frac{L}{Dt}$ کمتر از ۲ میتوانند نتایج قابل قبولی ارائه دهند. از طرفی فرم و شکل نقص یک عامل تأثیر گذار بر فشار ترکیدن در مدل های اجزای محدود می باشد که اختلاف ناشی از مدل پیشبینی اجزای محدود و نمونههای آزمایشگاهی میتواند بهواسطه فرض انتخاب شکل بیضوی برای خوردگی باشد. مدلهای تجربی همانند (MB31G، ۲۰۰۹؛ Zhu $\frac{L}{\sqrt{Dt}}$ و همکاران، ۲۰۱۵) برای نقص های با طول کمتر و بهازای کوچکتر از ۲، اعتبار خود را از دست داده و از دقت لازم برخودار نمی باشند. اما مدل های اجزای محدود علاوه بر این که از میانگین و انحراف معیار مناسبی برخودار هستند، بهازای $\frac{L}{\sqrt{Dt}}$ های متفاوت تقريباً مناسب مىباشند. مدل تجربى Shuai و همكاران (۲۰۱۷) می تواند بر آورد مناسبی برای فولادهای با گرید متوسط

جدول ۳- میزان خطای مدل های اجزای محدود برپایه رابطه B-O مدارهای تحدید به کمک معیارهای مقاییهای

R-0 و مدل های تجربی به دمت معیارهای مقایسهای							
Models	MAE (MPa)	RMSE (MPa)	d	NSE			
P _{PCORRC}	1/588	1/YAY	٠/٨٧۴	• /٧٣٧			
P _{DNV RP-F101}	۱/۳۶۰	١/٧٧۶	• /AAY	۰/۲۹۵			
P _{shuai et al (2017)}	١/٣۵٧	١/٨١٩	۰/۸۸۲	٠/٢٨٩			
P _{MB31G}	١/٩۵٧	۲/۳۱۴	۰/۸۳۱	٠/۶٧١			
P _{Keshtegar} & Miri (2014)	1/844	۲/•۶۱	• /٨٧٢	•/774			
P _{Mechri} et al 2016	٢/٣١٧	۲/۵۰۱	۰/۸۱۵	•/811			
P _{Hieu et al (2017)}	١/۵۶٢	١/٨٠٣	۰/۸۷۱	• /٧٣٧			
P _{Ma et al (2013)}	1/424	۲/۰۰۹	۰/۸۸۶	۰/۷۶۱			
P _{Zhu et al (2015)}	١/٩١٣	3.44	• /እ۴٨	•/۶٧٩			
P _{FE(εpy=0.002)}	1/11٣	١/٣٢٩	٠/٩١٢	۰/۸۱۳			
P _{FE(εру=0.005)}	۱/۴۰۰	1/888	۰/۸۹۱	۰/۷۶۵			
P _{FE(εpy=0.01)}	1/891	۲/۱۸۷	• /AY 1	۰/۲۱۶			

در شکل (۶) مقایسهای بین مدلهای تجربی با مدلهای اجزای محدود بر پایه رابطه Ramberg-Osgood با استفاده از معیار d/MAE (ترکیبی از میزان خطا و تطابق) ارائه شده است. همانطور که مشاهده میشود، مدل اجزای محدود با کرنش تسلیم ۲/۲ درصد نسبت به سایر روشها از دقت بالاتری برخودار است.

مطابق با جدول (۳) و شکل (۶) پیداست مدلهای Shuai (۲۰۰۴، ۵DNV RP-F101) و همکاران، ۲۰۱۷) بهترین نتیجه و مدل Mechri و همکاران (۲۰۱۶) بدترین نتیجه را در پیش بینی فشار شکست لولههای خورده شده، دارا می باشند. در حالی که، تمامی مدل های اجزای محدود برمبنای رابطه محدود بمتری نسبت به بهترین مدل می باشد. میزان آمارههای RMSE و D برای مدل اجزای محدود بهترتیب از مقادیر و ۲/۳–۱/۷۸ و ۲۸/۰–۰/۸۹ به مقادیر ۱/۳۳ و ۱/۹۰ بهبود یافته است.

میزان صحت پیشبینی براساس آماره d/MAE در سه سطح کرنش تسلیم مورد بررسی رابطه Ramberg-Osgood برای دو درجه فولاد با درجه متوسط و بالا در شکل (۲) نشان داده شده است. مشخص است، پیشبینی اجزای محدود برای لولهها با درجه متوسط از کارایی و صحت بالاتری برخوردار میباشد. همچنین افزایش کرنش تسلیم موجب کاهش صحت مدلسازی اجزای محدود شده است. از اینرو مدلهای اجزای محدود با سختی اولیه بالاتر، میتوانند فشار ترکیدن لولههای خورده شده را بهبود بخشد.



شکل ۸- نسبت فشار ترکیدن آزمایشگاهی به مدلهای تجربی و اجزای محدود

LSQRT(Dt)

0

1.4

1.2

0.8

0.6

P.C.P. 1

8

· Mid-grade

High-grade

10

10

2

4

FE (sy=0.005)

Mean=0.992

0800

STD=0.091

6

L/SQRT(Dt)

(۲۰۱۷) با مقدار ۰/۹۷۶. همچنین، می توان بیان نمود، برای لولههای با درجه فولاد متوسط به بالا رابطه Ramberg-Osgood یک راهکار مناسب برای بیان رفتار غیرخطی بهازای کرنش ۲/۲ درصد می باشد. اما، نقش مدل های غیر خطی تجربی که براساس دادههای واقعی آزمایشگاهی توسعه داده شدهاند را نمی توان نادیده گرفت بهنحوی که می توان از مدل ساده مانند Shuai و همکاران (۲۰۱۷) در برآورد تقریبی فشار ترکیدن لوله بدون به کار گیری صرف زمان طولانی استفاده نمود. اگرچه روش اجزای محدود توان پیشبینی مناسب ترکیدن لولهها تحت نقص

0

1.4

1.2

1

0.8

0.6

0

Pard News

2

FE (sy=0.002)

Mean=0.988

STD=0.073

2

L/SORT(Dr)

L/SQRT(Dt)

در شکل (۹) مقایسهای بین دادهای پراکندگی مدلهای آزمایشگاهی با مدلهای تجربی و اجزای محدود ارائه گردیده است. در این شکل ضریب تشخیص (R²) شدت ارتباط رابطه خطی دادههای پیش بینی و آزمایشگاهی را نشان میدهد. مقدار R² برابر با یک دلالت بر دقت کامل پیش بینی در مدل سازی دارد. در نهایت بهترین مدل، اجزای محدود بر پایه رابطه R-O با کرنش تسلیم ۰/۲ درصد با مقدار ۰/۹۸۳ میباشد. بهترین مدلهای تجربی عبارتند از: DNV RP F101، (۲۰۰۴) با مقدار ۰/۹۷۱، Mechri و همکاران (۲۰۱۶) با مقدار ۰/۹۶۹، Shuai و همکاران

6

1.4

1.2

1 P with

0:8

0.6

0

New

L/SQRT(Dt)

6

L/SQRT(Dt)

· Mid-grade

High-grade

8

10

FE (sy=0.01)

Mean=0.987

STD-0.113 *

9,

8

R

8

8

.

10

8

· Mid-grade

• High-grade

10

8

خوردگی را دارد اما، استفاده از آن نیازمند صرف زمان طولانی و تحلیل غیرخطی میباشد این موضوع برای مسائل پیچیده علاوه بر مهارت و دقت مدلسازی، بهدلیل تعداد المانهای بالا هزینه محاسبات را در بر دارد. از اینرو میتوان اظهار داشت برای مسائل

خــوردگی پیچیده همـراه با چند نقـص، دقــت رابطـه Ramberg-Osgood با کرنش تسلیم ۰/۲ درصد میتواند آزمون شود بهنحویکه روابط بسط داده شده تجربی قادر به محاسبه آن نمیباشند.



شکل ۹- مقایسه مدلهای آزمایشگاهی با مدلهای تجربی و اجزای محدود با استفاده از ضریب انطباق

۷- نتیجهگیری

مدلسازی صحیح و مناسب رفتار لولههای فولادی تحت نقص خوردگی می تواند معیار مناسبی جهت تصمیم گیری از برآورد میزان کارایی آنها جهت عملکرد مناسب انتقال مایعاتی همچون نفت و گاز گردد. از آنجایی که خوردگی موضعی یکی از مهم ترین عوامل کاهش کارایی این سازهها تحت فشار کاری مناسب بوده، لذا تخمین صحیح فشار ترکیدن تحت خوردگی یکی از دغدغههای اساسی می باشد. در این تحقیق یک الگوی مناسب رفتار غیرخطی لولههای خورده شده با مصالح در مقاومتهای متوسط به بالا ارزیابی و مقایسه شده است.

براساس رابطه غیرخطی Ramberg-Osgood برای سه مقدار کرنش تسلیم ۱، ۵/۵ و ۲/۲ درصد نتایج ۴۰ داده واقعی آزمایشگاهی تحت فشار ترکیدن در نقصهای مختلف خوردگی با قطر و ضخامت متفاوت در چهار سطح مقاومتی مصالح X60، X65، X60 و X100 براساس مدل های اجزای محدود مقایسه گردیده است. مدل اجزای محدود براساس المان جامد شش و چهار وجهی مدلسازی شده که نقص خوردگی بهصورت بیضوی لحاظ شده است. نتایج حاصل از اجزای محدود غیرخطی دلالت بر برآورد فشار ترکیدن لوله تحت خوردگی در انواع قطرها با سطوح خوردگی مختلف دارد. شرایط هندسی لوله شامل قطر و ضخامت، همانند مقاومت آنها در سطوح مختلف کرنش بر مقاومت نهایی لولهها تأثیرگذار است. نه مدل تجربی براساس روابط توسطه داده شده و کدهای طراحی انتخاب گردیده و نتایج پیش بینی آنها با مدلهای اجزای محدود و نمونههای آزمایشگاهی مقایسه شده است. نتایج نشان میدهد، مدل اجزای محدود دارای كرنش ۲/۲ درصد با دقت بالاترى و البته صرف زمان زيادترى نسبت به سایر روشها قادر به پیشبینی فشار ترکیدن لولههای فولادی خورده شده میباشد. همچنین برای فولادها با مقاومت متوسط پاسخهای دقیقتری را ارائه میکند و نیز رابطه Ramberg-Osgood بر مبنای کرنش ۰/۲ درصد پاسخهای دقیقتری نسبت به کرنش ۰/۵ و ۱ درصد برای چهار گرید فولاد (X60، X65، X80 و X100) که معرف یک دامنهای از دسته فولادهای با مقاومت متوسط و بالا می باشد ارائه مي دهد. مدل غير خطي مصالح يا كرنش تسليم ١/٢ درصد می تواند استفاده مناسبی در آینده برای شبیه سازی لولههای فولادی با مقاومت متوسط و بالا در شرایط خوردگی پیچیده داشته باشد. در حالی که مدل های تجربی برای لولههای فولادی با یک نقص خوردگی بسط داده شدهاند.

۸- تشکر و قدرانی

از دانشگاه زابل بهدلیل پشتیبانی از این تحقیق تحت پژوهانه به شــماره 1-UOZ-GR-9618 و 1-UOZ-GR-9719 قدردانی میگردد.

۹- مراجع

- ANSI/ASME B31G-1984, "Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines", New York, 1984.
- ASME B31G-1991, "Manual for determining the remaining strength of corroded pipeline", American Society of Mechanical Engineers, 1991.
- ASME B31G-2009, "Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines", American Society of Mechanical Engineers, 2009.
- Benjamin AC, Vieira RD, Freire JLF, de Castro JT, "Burst tests on pipeline with long external corrosion", In 2000 3rd International Pipeline Conference. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2000, October.
 - https://doi.org/10.1115/IPC2000-193
- Chen Y, Zhang H, Zhang J, Li X, Zhou J, "Failure analysis of high strength pipeline with single and multiple corrosions", Materials and Design, 2015, 67, 552-557.
- https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.10.088
- Chiodo MS, Ruggieri C, "Failure assessments of corroded pipelines with axial defects using stress-based criteria: numerical studies and verification analyses", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2009, 86 (2-3), 164-176. https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.011
- Choi JB, Goo BK, Kim JC, Kim YJ, Kim WS, "Development of limit load solutions for corroded gas pipelines", International Journal Of Pressure Vessels and Piping, 2003, 80 (2), 121-128.
- https://doi.org/10.1016/S0308-0161(03)00005-X Cronin DS, Roberts KA, Pick RJ, "Assessment of long corrosion grooves in line pipe", In International Pipeline Conference, American Society of Mechanical Engineers, 1996, 40207, 401-408. https://doi.org/10.1115/IPC1996-1845
- Fan Z, Yu J, Sun Z, Wang H, "Effect of axial length parameters of ovality on the collapse pressure of offshore pipelines", Thin-Walled Structures, 2017, 116, 19-25.
- http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2017.02.032 Freire JLF, Vieira RD, Castro JTP, Benjamin AC, "Burst tests of pipeline with extensive longitudinal metal loss", Experimental Techniques, Part 3, 2006, 30 (6), 60-65.
 - http://10.1111/j.1747-1567.2006.00109.x
- Harmel RD, Smith PK, "Consideration of measurement uncertainty in the evaluation of goodness-of-fit in hydrologic and water quality modeling", Journal of Hydrology, 2007, 30, 337 (3-4), 326-36. https://doi.org/10.1016/j.jhydrol.2007.01.043
- Hieu Chi, Ph, Dhar AS, Mondal BC, "Revisiting burst pressure models for corroded pipelines", Canadian Journal of Civil Engineering, 2017, 44 (7), 485-494.

experimental data", Applied Ocean Research, 2010, 32 (1), 132-134.

https://doi.org/10.1016/j.apor.2009.12.007

Noronha Jr DB, Benjamin AC, de Andrade EQ, "Finite element models for the prediction of the failure pressure of pipelines with long corrosion defects. In International Pipeline Conference, 2002, 36207, 1751-1758.

https://doi.org/10.1115/IPC2002-27191

Oh CK, Kim YJ, Baek JH, Kim YP, Kim WS, "Ductile failure analysis of API X65 pipes with notch-type defects using a local fracture criterion", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2007, 84 (8), 512-525.

https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2007.03.002

- Shuai Y, Shuai J, Xu K, "Probabilistic analysis of corroded pipelines based on a new failure pressure model", Engineering Failure Analysis, 2017, 81, 216-233. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.06.050
- Stephens DR, Leis BN, "Development of an alternative criterion for residual strength of corrosion defects in moderate-to high-toughness pipe", In 2000 3rd International Pipeline Conference, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, September, 2000.

https://doi.org/10.1115/IPC2000-192

- Su CL, Li X, Zhou J, "Failure pressure analysis of corroded moderate-to-high strength pipelines", China Ocean Engineering, 2016, 30 (1), 69-82. https://doi.org/10.1007/s13344-016-0004-z
- Tian X, Zhang H, "Failure pressure of medium and high strength pipelines with scratched dent defects", Engineering Failure Analysis, 2017, 78, 29-40. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.03.010
- Veritas DN, "Recommended practice DNV-RP-F101 corroded pipelines", Hovik, Norway, 2004, 11, 135-138.
- Yeom KJ, Lee YK, Oh KH, Kim WS, "Integrity assessment of a corroded API X70 pipe with a single defect by burst pressure analysis", Engineering Failure Analysis, 2015, 57, 553-561.

https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2015.07.024

- Zhu XK, Leis BN, "Influence of yield-to-tensile strength ratio on failure assessment of corroded pipelines", 2005. https://doi.org/10.1115/1.2042481
- Zhu XK, Leis BN, "Evaluation of burst pressure prediction models for line pipes", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2012, 89, 85-97. https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2011.09.007
- Zhu XK, "A new material failure criterion for numerical simulation of burst pressure of corrosion defects in pipelines", In ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2015. https://doi.org/10.1115/PVP2015-45713

https://doi.org/10.1139/cjce-2016-0519

- Kamaya M, "Ramberg-Osgood type stress-strain curve estimation using yield and ultimate strengths for failure assessments", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2016, 137, 1-12. https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2015.04.001
- Keshtegar B, Miri M, "Reliability analysis of corroded pipes using conjugate HL-RF algorithm based on average shear stress yield criterion", Engineering Failure Analysis, 2014, 46, 104-117.
- https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2014.08.005 Keshtegar B, Heddam S, "Modeling daily dissolved oxygen concentration using modified response surface method and artificial neural network: a comparative study", Neural Computing and Applications, 2018, 30 (10), 2995-3006. https://doi.org/10.1007/s00521-017-2917-8
- Kim YP, Kim WS, Lee YK, Oh KH, "The evaluation of failure pressure for corrosion defects within girth or seam weld in transmission pipelines", In International Pipeline Conference 2004, 41766, 1847-1855.

https://doi.org/10.1115/IPC2004-0216

Ma B, Shuai J, Liu D, Xu K, "Assessment on failure pressure of high strength pipeline with corrosion defects", Engineering Failure Analysis, 2013, 32, 209-219.

https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2013.03.015

- Mechri Abdel G, Tewfik G, Djahida D, "Determination of limit load solution for the remaining load-carrying capacity of corroded pipelines", Journal of Pressure Vessel Technology, 2016, 138 (5), 051701. https://doi.org/10.1115/1.4033090
- Mok DB, Pick RJ, Glover AG, "Behavior of line pipe with long external corrosion", Materials performance, 1990, 29 (5), 75-79. https://pascalfrancis.inist.fr/vibad/index.php?action=getRecord Detail&idt=19252602
- Mok DHB, Pick RJ, Glover AG, Hoff R, "Bursting of line pipe with long external corrosion", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1991, 46 (2), 195-216.

https://doi.org/10.1016/0308-0161(91)90015-T

Mustaffa Z, Van Gelder P, "A review and probabilistic analysis of limit state functions of corroded pipelines", In The Twentieth International Offshore and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers, January, 2010.

https://onepetro.org/ISOPEIOPEC/proceedingsabstract/ISOPE10/All-ISOPE10/11280

Netto TA, Ferraz US, Botto A, On the effect of corrosion defects on the collapse pressure of pipelines", International Journal of Solids and Structures, 2007, 44 (22-23), 7597-7614.

https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.04.028

- Netto TA, "On the effect of narrow and long corrosion defects on the collapse pressure of pipelines", Applied Ocean Research, 2009, 31 (2), 75-81. https://doi.org/10.1016/j.apor.2009.07.004
- Netto TA, "A simple procedure for the prediction of the collapse pressure of pipelines with narrow and long corrosion defects-correlation with new



EXTENDED ABSTRACT

Evaluation and Compression of Burst Pressure for High/Mid-Grade Corroded Pipelines Using Finite Element Model

Mohammad Ali Shahraki Nader^a, Behrooz Keshtegar^{b,*}, Mahmoud Reza Hosseini Tabatabai^b

^a Master of Structure Student, Department of Civil Engineering, University of Zabol, Iran ^b Associate Professor of Structure, Department of Civil Engineering, University of Zabol, Iran

Received: 24 December 2019; Review: 03 May 2021; Accepted: 08 May 2021

Keywords:

Corroded pipes, Finite element model, Burst pressure, Ramberg-Osgood model.

1. Introduction

The applications of steel pipelines for oil and gas transportation have grown over the past three decades. Due to the biological, service life performance, economical issue and human safety, it is important to keep a safe performance for oil/gas pipeline and to evaluate their serviceability under uncertainties including environmental issues (i.e. corroded defects) and applied loads (i.e. internal pressure). The accurate estimation of structural performance as load capacity-based burst pressure of steel pipes under corroded defects can be provided a robust design in service life. Therefore, predicting the residual strength of pipelines with corrosion defects is an important problem in these kinds of industrial structures. A one of oriented design relation of corroded burst pressure models is the ASME B31G which was presented by the American national standard Institution (ANSI). In the term of PCORRC criterion, Stephens and leis (2000) presented a mathematical model based on exponential nonlinear function using experimental results for low and moderate-strength steels. Generally, the shape of corrosion was considered as a rectangular form using DNV RP F101 (2004) for low and moderate-strength steels. Zhu and Leis (2005) applied the material hardening behavior in the mathematical model for prediction of corroded burst pressure. The presented model is extracted from X80 steel grade while it may be not covered the vast categories of steel pipes. (Ma et al., 2013) applied the Ramberg-Osgood relationship for material in finite element models (FEM) of steel pipes under single corrosion. However, they did not discuss the different yield strains of materials. The FEM have been used for computing the strength capacity of corroded pies by (Mechri et al., 2016), (Hieu et al., 2017) and (Shuai et al., 2017), but the Ramberg-Osgood nonlinear martial model has not considered with different yield strains.

In this paper, The Ramberg-Osgood model has been used with three levels of yield strain 0.2, 0.5, and 1% (Kamaya, 2015). The results show that FEM have highly accuracy compared to the existing mathematical models. The best prediction using the finite element simulation for burst pressure of corroded pipes is captured using the Ramberg-Osgood model with a yield of 0.2% where the mean square error is 1.329 and the mean absolute error is 1.113 with correlation index of 0.912.

Publisher: Vice Chancellery for Research & Technology, University of Tabriz DOI: 10.22034/CEEJ.2021.37486.1888 * Corresponding Author:



E-mail addresses: mohammadali.shahreki@gmail.com (Mohammad Ali Shahreki Nader), bkeshtegar@yahoo.com (Behrooz Keshtegar), tabatabaie_a@yahoo.com (Mahmoudreza Hosseini Tabatabaei).

2. Methodology

2.1. Experimental models

In order to calculate the brust pressure of the corroded pipes, the empirical models is generally computed using two terms as pressure capastiy of pipes without corroded defects (P_{int}) and the pressure and reducing strength factor (K) by the following relation:

$$P_{corr} = P_{int} \times K \tag{1}$$

For computing the *P_int*, it is used different ultimate yield stress criteria such as Von Mises (Ma et al., 2013), Tresca (Shuai et al., 2017; Hieu et al., 2017; Mechri et al., 2016; DNVRP-F101., 2004) and average yielding yield criteria (Zhu and Leis, 2005; Keshtegar and Miri, 2014; Zhu et al., 2015). The factor K is given by relation proposed by B31G and PCORRC to consider the corroded defects (Ma et al., 2013).

2.2. Finite element model

To obtain the burst pressure of the corroded pipes based on nonlinear static analysis of FEM, three points (outer, mid and inter surface points at corroded position) are selected for approximating the burst pressure (Ma et al., 2013). For two types of steel i.e. X60 and X80, the burst pressure is shown in Fig. 1. where the burst pressure is equal the Mises stress of three points corroded together for first time.



Fig. 1. The burst pressure of corroded pipe according FEM based on the Ramberg-Osgood relationship

3. Results and discussion

The confidence index to mean absolute error (d/MAE) factor for different empirical and FEMs is presented in Fig. 2. The highest d/MAE for a model is related to the accurate model with highest tendency compared to the other models. The FEMs are computed based on the Ramberg-Osgood relationship 0.2, 0.5 and 1%. It can be extracted that with the yield strain of 0.2% has lowest errors with highest tendency compared to empirical models for these empirical data. By comparing criteria of root mean square error (RMSE), mean absolute error (MAE), efficiency coefficient (NSE) and confidence index (d), we are respectively obtained 1.329, 1.113, 0.813 and 0.912 for RMSE, MAE, NSE and d using yield strain of 0.2%. The FEM with yield strain of 0.2% has superior prediction for burst pressure compared to other studied models. It can be seen from the results presented in Fig. 2, DNV RP-F101 (2004) and Shuai et al., (2017) empirical models are better than other suited empirical models while the Mehri et al., (2016) model showed the worst result. All finite element models based on the Ramberg-Osgood relationship are the capable approach to predict the accurate burst pressure of corroded steel pipes. The RMSE and d statistics are improved form of 1.78-3.03 and 0.89-0.82 using empirical models to 1.33 and 0.91 using FEM, respectively.



Fig. 1. Comparison diagram of finite element models based on Ramberg-Osgood relationship with experimental models using d/MAE criterion

4. Conclusions

In this paper, finite element models model using nonlinear behavior of corroded pipes with high and moderate-strength materials as four material strength levels of X60, X65, X80 and X100 is evaluated. The accuracy and tendency of the corroded burst pressure using FEM are compared with several empirical relations. According to Ramberg-Osgood nonlinear relationship for the three yield strains of 1, 0.5 and 0.2%, the FEM for 40 experimental data of steel pipes with different corrosion defects, diameters and thicknesses are computed. Nine empirical models given from the well-known design codes and researchers were selected to compare the accuracy and tendency of the FEM. the results showed that the FEM with strain of 0.2% has higher accuracy than other methods. The nonlinear model of the materials with a yield strain of 0.2% can be used to simulate the high and moderate-strength steel pipes under complex corrosion conditions in the future.

5. References

- ASME B31G-2009, "Manual for determining the remaining strength of corroded pipelines", American Society of Mechanical Engineers, 2009.
- Hieu Chi, Ph, Dhar AS, Mondal BC, "Revisiting burst pressure models for corroded pipelines", Canadian Journal of Civil Engineering, 2017, 44 (7), 485-494. https://doi.org/10.1139/cjce-2016-0519
- Kamaya M, "Ramberg-Osgood type stress-strain curve estimation using yield and ultimate strengths for failure assessments", International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2016, 137, 1-12.

https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2015.04.001

Keshtegar B, Miri M, "Reliability analysis of corroded pipes using conjugate HL-RF algorithm based on average shear stress yield criterion", Engineering Failure Analysis, 2014, 46, 104-117.

https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2014.08.005

- Ma B, Shuai J, Liu D, Xu K, "Assessment on failure pressure of high strength pipeline with corrosion defects", Engineering Failure Analysis, 2013, 32, 209-219. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2013.03.015
- Mechri Abdel G, Tewfik G, Djahida D, "Determination of limit load solution for the remaining load-carrying capacity of corroded pipelines", Journal of Pressure Vessel Technology, 2016, 138 (5), 051701.

https://doi.org/10.1115/1.4033090

Shuai Y, Shuai J, Xu K, "Probabilistic analysis of corroded pipelines based on a new failure pressure model", Engineering Failure Analysis, 2017, 81, 216-233. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.06.050

Stephens DR, Leis BN, "Development of an alternative criterion for residual strength of corrosion defects in moderate-to high-toughness pipe", In 2000 3rd International Pipeline Conference, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, September, 2000. https://doi.org/10.1115/IPC2000-192

Veritas DN, "Recommended practice DNV-RP-F101 corroded pipelines", Hovik, Norway, 2004, 11, 135-138.

Zhu XK, Leis BN, "Influence of yield-to-tensile strength ratio on failure assessment of corroded pipelines", 2005. https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2011.09.007